

OKREŚLANIE TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ ELEMENTÓW MASZYN W WARUNKACH OBCIĄŻEŃ EKSPLOATACYJNYCH

GRZEGORZ GLINKA (WARSZAWA) i RALPH I. STEPHENS (IOWA)

Przedstawiono metodę określania trwałości zmęczeniowej opartej na zasadzie zmęczenia niskocyklicznego i mechaniki zniszczenia. Przeanalizowano dwa umownie przyjęte kryteria inicjacji szczelin zmęczeniowych, wykorzystując wyniki badań eksperymentalnych i teoretycznych. Badania wykonano na próbkach ze stali SAE 0030. Zastosowano tzw. próbki zwarte z otworami o dwóch różnych średnicach. W badaniach stosowano cztery historie obciążeń utworzone na podstawie historii zaproponowanej przez Society of Automotive Engineers i nazywanej historią obciążenia napędu (*transmission history*). Wyniki badań wykazały, że przyjęcie za kryterium inicjacji powstanie szczeliny o długości $\Delta a = 0,25$ mm jest praktycznie uzasadnione. Wykazano przy tym, że dokładne określenie długości szczeliny zmęczeniowej do inicjacji nie jest problemem pierwszorzędnej wagi przy określaniu całkowitej trwałości zmęczeniowej. Także opóźnianie się wzrostu szczelin zmęczeniowych nie było tak istotne jak w przypadku innych historii obciążeń dyskutowanych w literaturze. Wykazano także, że właściwe opisanie wzrostu krótkich szczelin zmęczeniowych w okolicach wierzchołka karbu może poprawić dokładność przewidywań teoretycznych. Przy aktualnym stanie wiedzy przewidywane trwałości zmęczeniowe w większości nie różniły się od wyników eksperymentalnych więcej aniżeli dwa razy.

1. WSTĘP

Bardzo częstą przyczyną zniszczenia elementów lub całych konstrukcji stalowych poddanych obciążeniom zmiennym jest zmęczenie. Dlatego istotne jest przewidywanie trwałości zmęczeniowej takich konstrukcji. Okres całkowitej trwałości zmęczeniowej dzieli się umownie na dwa etapy: trwałość do inicjacji szczeliny zmęczeniowej i trwałość obejmującą okres jej makroskopowego wzrostu.

Trwałość do inicjacji szczeliny zmęczeniowej w elementach z karbami można określić opierając się na zasadach tzw. zmęczenia niskocyklicznego [1-4]. Zmęczenie niskocykliczne dotyczy zaś przypadków gdzie materiał poddany jest wysokim cyklicznie zmiennym odkształceniom sprężysto-plastycznym. W większości elementów konstrukcyjnych w okolicach karbów prawie zawsze występują lokalne odkształcenia plastyczne, powodujące szybkie inicjowanie się szczelin zmęczeniowych. Uzasadnione jest więc zastosowanie w niniejszych przypadkach idei zmęczenia niskocyklicznego. Zależnie od wielkości obciążenia, ostrości karbu i parametrów geometrycznych analizowanego elementu trwałość do inicjacji szczeliny zmęczeniowej może stanowić od 5% do 95% trwałości całkowitej. Często więc niemożliwe jest pominięcie okresu wzrostu szczeliny zmęczeniowej. Do określania

długości okresu wzrostu szczeliny zmęczeniowej najczęściej wykorzystuje się mechanikę zniszczenia [5 i 6].

Próby przewidywania całkowitej trwałości zmęczeniowej elementów z karbami, przy uwzględnieniu obydwóch etapów zniszczenia zmęczeniowego, przedstawiono niżej.

2. OKREŚLENIE TRWAŁOŚCI ZMĘCZENIOWEJ W OBECNOŚCI ODKSZTAŁCEN SPRĘŻYSTO-PLASTYCZNYCH

Analiza trwałościowa sprowadza się do określenia lokalnych sprężysto-plastycznych odkształceń i naprężeń w dnie karbu oraz obliczenia trwałości na podstawie relacji odkształcenie-trwałość, uzyskanej w laboratorium z gładkich próbek. Lokalne odkształcenia i naprężenia w dnie karbu można obliczyć na podstawie nominalnych naprężeń lub obciążeń, wykorzystując cykliczną krzywą odkształcenia $\sigma = \sigma(\epsilon)$ i zależność Neubera [2]. Cykliczną krzywą odkształcenia należy wyznaczyć eksperymentalnie na gładkich próbkach, badanych w warunkach kontrolowanego odkształcenia.

Krzywą tę opisuje się najczęściej następującym równaniem:

$$(2.1) \quad \frac{\Delta \epsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2K} \right)^{1/n'}$$

gdzie $\Delta \epsilon$ oznacza przyrost odkształceń równy podwójnej amplitudzie, $\Delta \sigma$ przyrost naprężeń równy podwójnej amplitudzie, E moduł sprężystości, K' współczynnik wytrzymałości cyklicznej oraz n' wykładnik umocnienia cyklicznego.

Zgodnie z zasadą Neubera nominalne sprężyste naprężenia S i odkształcenia e są powiązane z lokalnymi odkształceniami ϵ i naprężeniami σ zależnością

$$(2.2) \quad \alpha_k (\Delta S \Delta e)^{1/2} = (\Delta \sigma \Delta \epsilon)^{1/2},$$

gdzie ΔS , Δe oznaczają przyrosty odpowiednio nominalnych naprężeń i odkształceń oraz α_k współczynnik kształtu.

W przypadku obciążeń cyklicznie zmiennych efektywność działania karbu nieco zmniejsza się w porównaniu z obciążeniem monotonicznym i dlatego często współczynnik α_k w równaniu (2.2) zastępuje się współczynnikiem działania karbu β_k . Współczynnik działania karbu można wyznaczyć eksperymentalnie lecz najczęściej stosuje się empiryczny wzór zaproponowany przez PETERSONA [7]:

$$(2.3) \quad \beta_k = 1 + \frac{\alpha_k - 1}{1 + \frac{A}{\rho}}$$

gdzie A oznacza stałą materiałową oraz ρ promień dna karbu.

Natomiast własności zmęczeniowe materiału przedstawia krzywa odkształcenie-trwałość, którą można opisać równaniem

$$(2.4) \quad \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \varepsilon_f' (2N_f)^c + \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b,$$

gdzie σ_f' oznacza współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej, b wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej, ε_f' współczynnik odkształcenia zmęczeniowego, c wykładnik odkształcenia zmęczeniowego oraz $2N_f$ liczba nawrotów półcykli. W przypadku materiałów wrażliwych na działanie naprężenia średniego, Morrow zaproponował stosowanie następującej modyfikowanej zależności odkształcenie-trwałość:

$$(2.5) \quad \frac{\Delta \varepsilon}{2} = \varepsilon_f' (2N_f)^c + \frac{\sigma_f' - \sigma_m}{E} (2N_f)^b,$$

gdzie σ_m oznacza naprężenie średnie.

Lokalne odkształcenia i naprężenia wyznaczone są kolejno dla każdego nawrotu obciążenia przez rozwiązanie układu równań (2.1) i (2.2). Uszkodzenia zmęczeniowe dla każdego nawrotu obliczono z równania (2.5). Całkowite uszkodzenie zmęczeniowe realizowanego przebiegu obciążenia oblicza się jako sumę uszkodzeń od poszczególnych nawrotów lub cykli, co jest równoważne liniowemu sumowaniu uszkodzeń według hipotezy Palmgren-Minera. W wielu przypadkach uszkodzenie zmęczeniowe oblicza się nie dla nawrotów lecz dla cykli reprezentowanych przez zamknięte pętle histerezy na płaszczyźnie σ, ε . W niniejszym przypadku autorzy obliczali uszkodzenia dla kolejnych nawrotów.

3. ANALIZA WZROSTU SZCZELIN ZMĘCZENIOWYCH

Najczęściej stosowanym wzorem na prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych jest wzór zaproponowany przez PARISA [5]:

$$(3.1) \quad \frac{da}{dN} = C (\Delta K)^n,$$

gdzie da/dN oznacza prędkość wzrostu szczeliny zmęczeniowej w mm/cykl, C, n stałe materiałowe oraz ΔK przyrost współczynnika intensywności naprężeń. Sposób wyznaczania stałych C i n oraz obliczanie przyrostu współczynnika intensywności naprężeń opisano w pracy [8].

Długość okresu wzrostu szczeliny zmęczeniowej oblicza się przez obliczenie całki (3.1):

$$(3.2) \quad N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{C (\Delta K)^n},$$

gdzie a_i oznacza początkową długość szczeliny zmęczeniowej, a_f końcową długość szczeliny zmęczeniowej oraz N_p liczbę cykli okresu wzrostu szczeliny zmęczeniowej.

Całkę (3.2) zastępuje się zwykle [6] dodawaniem przyrostów szczelin spowodowanych kolejnymi cyklami obciążenia:

$$(3.3) \quad a_f - a_i = \sum_{i=1}^{N_p} C (\Delta K_i)^n \Delta N_i.$$

W przypadku obciążeń o zmiennych amplitudach należy uwzględnić także tzw. zjawisko opóźniania się wzrostu szczelin zmęczeniowych. Bardziej szczegółową analizę tego zjawiska można znaleźć w pracach [9 i 10].

Aktualnie istnieje niewiele modeli umożliwiających przybliżone oszacowanie opóźniania się wzrostu szczelin zmęczeniowych. Jednym z nich, wykorzystanym w niniejszej pracy, jest model zaproponowany przez WILLENBORGĄ i współpracowników [11]. Po uwzględnieniu opóźnienia wzór (3.3) przyjmie postać

$$(3.4) \quad a_f - a_i = \sum_{i=1}^{N_p} C r_i C (AK)^n \Delta N_i,$$

gdzie $C r_i$ oznacza współczynnik opóźnienia wzrostu szczeliny zmęczeniowej obliczamy wg modelu Willenborga.

Należy jednak zaznaczyć, że przewidywanie wzrostu szczelin zmęczeniowych przy zmiennych amplitudach obciążenia stanowi nadal przedmiot dyskusji. Analizę różnych modeli opóźniania się wzrostu szczelin zmęczeniowych można znaleźć w pracach [12 i 13].

4. OPIS MATERIAŁU, PRÓBEK I EKSPERYMENTÓW

Badania przeprowadzono na próbkach wykonanych z amerykańskiej stali SAE 0030. Skład chemiczny stali oraz rodzaj obróbki cieplnej podano w tabelicy 1. Monotoniczne i cykliczne własności materiału przedstawiono w tabelicy 2. Cykliczną krzywą odkształcenia wyznaczono eksperymentalnie na gładkich, jednoosiowych obciążanych próbkach, badanych w warunkach kontrolowanego odkształcenia.

Tablica 1. Skład chemiczny i obróbka cieplna stali SAE 0030

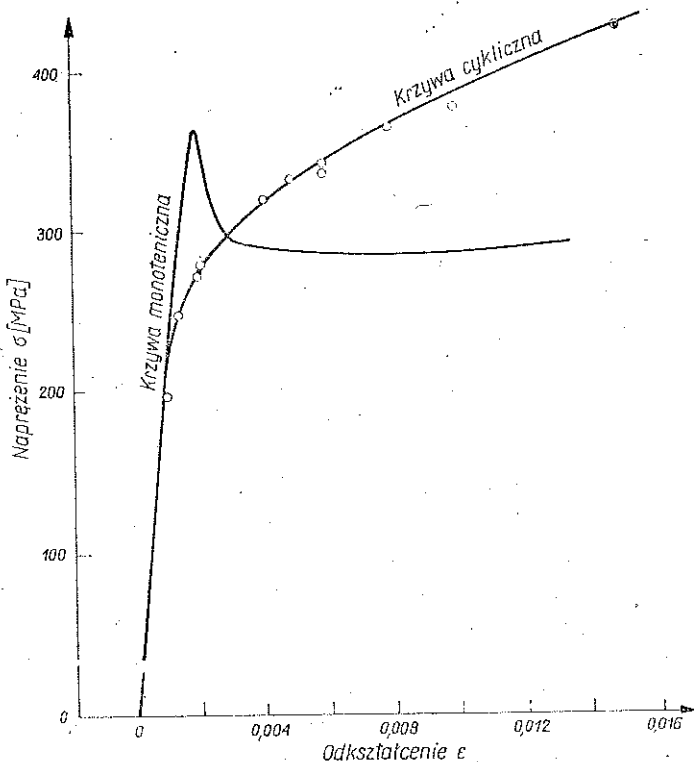
Składnik stopniowy	Zawartość %	Obróbka cieplna
C	0,30	Wyżarzanie normalizujące
Mn	0,70	w temperaturze 900°C przez 30 min
Si	0,80	Odpuszczanie w temperaturze 677°C
S	0,06	przez 90 min.
P	0,05	

Wyznaczanie zarówno cyklicznej krzywej odkształcenia, jak i krzywej zmęczeniowej odkształcenie-trwałość, przeprowadzono zgodnie z zaleceniami zawartymi w normie ASTM [14]. Wyznaczoną w powyższy sposób krzywą odkształcenia cyklicznego stali SAE 0030 przedstawiono na rys. 1, natomiast krzywą odkształcenie-

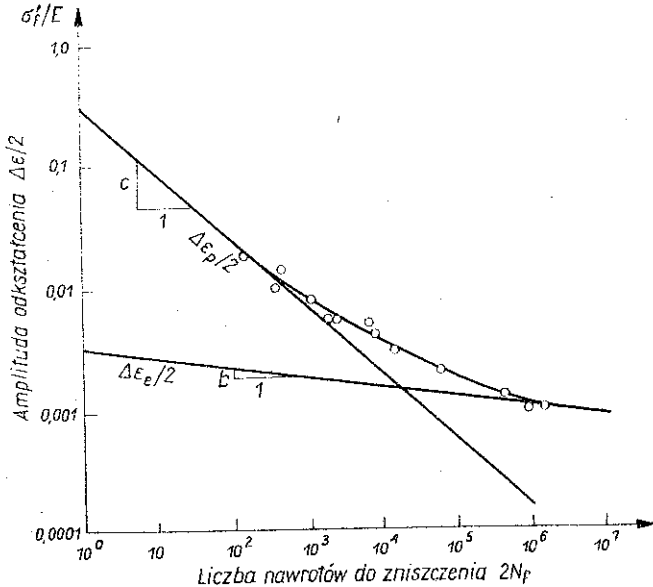
trwałość $\varepsilon = \varepsilon(N)$ — na rys. 2. Stałe materiałowe C i n występujące w równaniu (3.1) wyznaczono eksperymentalnie na tzw. próbkach rozciąganych zwartych (rys. 3a), badanych pod obciążeniami cyklicznie zmiennymi o stałych amplitudach. Metodę wyznaczania stałych C i n podano w pracy [8]. Próbkę rozciągane zwarte z otworem (rys. 3b) wykorzystano do eksperymentalnego wyznaczenia okresów inicjacji i wzrostu szczelin zmęczeniowych pod obciążeniami o zmiennych amplitudach. Zastosowano dwa rodzaje próbek: z otworem o średnicy 4,7 mm i 9,5 mm. Wszystkie próbki miały jednakową grubość 8,2 mm. Uzyskana eksperymentalnie

Tablica 2. Monotoniczne i cykliczne własności stali SAE 0030

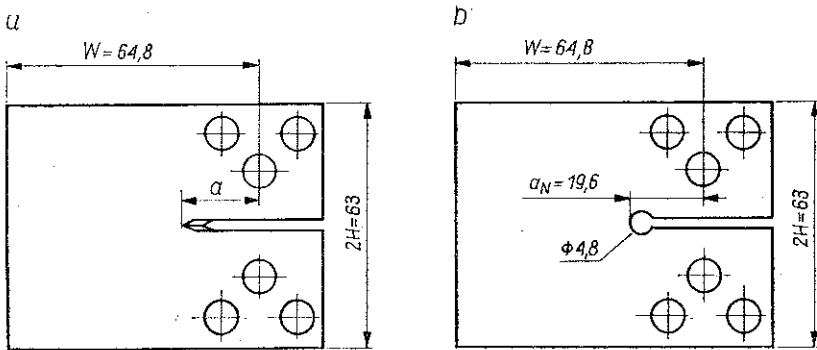
Umowna granica plastyczności	$R_{0,2} = 303 \text{ MPa}$
Wytrzymałość na rozciąganie	$R_m = 496 \text{ MPa}$
Moduł sprężystości	$E = 207000 \text{ MPa}$
Cykliczna granica plastyczności	$R_{0,2} = 317 \text{ MPa}$
Współczynnik wytrzymałości cyklicznej	$K' = 708 \text{ MPa}$
Wykładnik umocnienia cyklicznego	$n' = 0,13$
Współczynnik wytrzymałości zmęczeniowej	$\delta_f = 653 \text{ MPa}$
Wykładnik wytrzymałości zmęczeniowej	$b = -0,082$
Współczynnik odkształcenia zmęczeniowego	$\varepsilon_f' = 0,28$
Wykładnik odkształcenia zmęczeniowego	$c = -0,51$



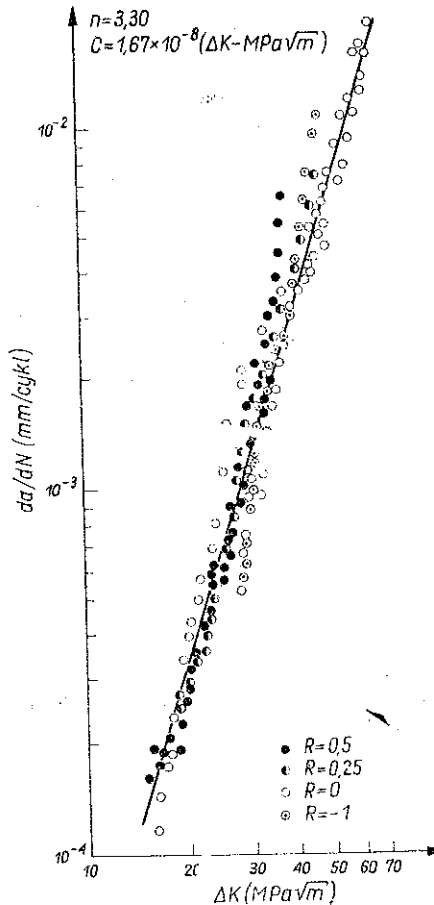
Rys. 1. Cykliczna krzywa odkształcenia $\sigma = \sigma(\varepsilon)$ dla stali SAE 0030



Rys. 2. Krzywa zmęczeniowa odkształcenia-trwałość dla stali SAE 0030

Rys. 3. Próbkki: a) próbka rozciągana zwarta (*compact tension*), b) próbka rozciągana zwarta z otworem (*keyhole specimen*)

zależność pomiędzy prędkością wzrostu pęknięć zmęczeniowych da/dN i przyrostem współczynnika intensywności naprężeń ΔK przedstawiono na rys. 4. Badania prowadzono przy różnych współczynnikach asymetrii cyklu R . Stwierdzono, że prędkość wzrostu pęknięć zmęczeniowych w tej stali nie zależy zbyt silnie od współczynnika asymetrii cyklu R , o czym świadczy mały rozrzut wyników badań widocznych na rys. 4. Zauważalny wpływ tegoż współczynnika występował tylko w przypadku wysokich wartości przyrostu intensywności ΔK , a więc w końcowej fazie zniszczenia próbki. Wiadomo natomiast, że ostatnia faza szybkiego wzrostu szczeliny ma mały wpływ na długość całego okresu wzrostu szczeliny zmęczeniowej. Przeprowadzona w trakcie badań analiza wykazała, że uwzględnienie współczyn-



Rys. 4. Krzywa prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych

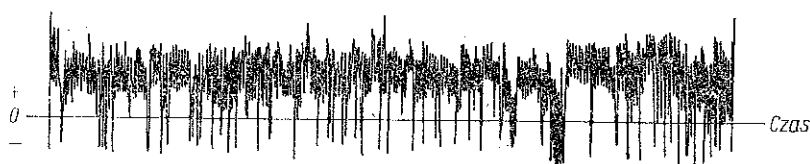
nika asymetrii R w obliczeniach zmienia obliczoną trwałość nie więcej aniżeli 6%. Z tego względu przyjęto, że wpływ współczynnika asymetrii cyklu R na prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych w stali SAE 0030 może być pominięty.

Wyznaczone metodą najmniejszych kwadratów stałe C i n wynoszą odpowiednio: $C=1,67 \times 10^{-8}$ dla ΔK w $[\text{MPa}\sqrt{\text{m}}]$ i da/dN w $[\text{mm/cykl}]$ oraz $n=3,30$.

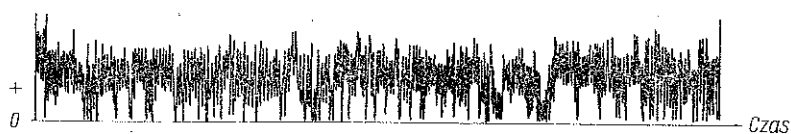
5. RODZAJE OBCIĄŻEŃ I WYNIKI BADAŃ

Podstawową sekwencją obciążeń zastosowaną w badaniach był przebieg obciążenia, nazywany przez SAE przebiegiem obciążenia napędu (*transmission history*) i oznaczonym symbolem T/H (rys. 5a). Numeryczny zapis przebiegu obciążeń T/H w postaci zbioru liczb, przypisanych kolejnym maksymalnym i minimalnym wartościom obciążenia zawiera praca [15].

Cały przebieg obciążeń zapisany jest w postaci ciągu liczb, z których największa liczba o wartości 999 odpowiada największej bezwzględnie wartości obciążenia P_{max} w całym przebiegu obciążenia. W celu obliczenia kolejnych bieżących maksymalnych i minimalnych obciążeń, należy określić obciążenie bezwzględnie największe P_{max} . Przez odpowiednie modyfikacje przebiegu obciążeń T/H utworzono trzy dalsze przebiegi obciążeń. Jedną z takich modyfikacji, powstałą przez wyeliminowanie obciążeń ściskających i oznaczoną symbolem mod T/H , pokazano na rys. 5b. Jeden odcinek przebiegu obciążeń T/H , zwany dalej blokiem i powtarzany aż do zniszczenia próbki, zawierał 1708 nawrotów (półcykli). Natomiast zmodyfikowany przebieg obciążeń mod T/H zawierał tylko 1692 nawroty, gdyż 16 z nich znajdowało się całkowicie po stronie naprężeń ściskających i zostały wyeliminowane. Dwie dalsze modyfikacje uzyskano przez odpowiednie wstawienie do każdego z omawianych wyżej przebiegów T/H i mod T/H dwóch przeciążeń. Pierwsze przeciążenie przykładano jako pierwszy cykl pierwszego bloku obciążeń, natomiast drugie przykładano wtedy, gdy długość szczeliny zmęczeniowej osiągnęła $\Delta a = 5,8$ mm, licząc od wierzchołka karbu. Przeciążenie stanowiło 160% najwyższego obciążenia w danym bloku. Przebieg obciążeń T/H z dwoma przeciążeniami oznaczono symbolem $T/H+20L$ przebieg zaś mod T/H symbolem mod $T/H+20L$.



a) Przebieg naprężeń T/H



b) Przebieg naprężeń MOD T/H

Rys. 5. Przebiegi obciążeń: a) przebieg obciążeń T/H , b) przebieg obciążeń mod T/H

Badania prowadzono na automatycznej elektrohydraulicznej maszynie zmęczeniowej firmy MTS, sterowanej mikrokomputerem. Po zrealizowaniu wszystkich półcykli danego bloku obciążeń maszyna powtarzała ten blok aż do zniszczenia próbki. Inicjację i wzrost szczeliny zmęczeniowej obserwowano i mierzono za pomocą mikroskopu optycznego o powiększeniu 45-krotnym i lampy stroboskopowej oraz za pomocą układu elektrycznego, mierzącego długość szczeliny tzw. metodą spadku napięcia (*drop potential method*). Długość szczeliny mierzono z dokładnością do 0,25 mm. Jako koniec inicjacji szczeliny zmęczeniowej przyjęto moment pojawienia się szczeliny o długości $\Delta a = 0,25$ mm, mierząc od wierzchołka dna

Tablica 3. Liczby bloków naprężeń do powstania określonej długości szczeliny zmęczeniowej

P_{max} [kN]	Próbka z otworem $\phi = 4,7$ mm		Próbka z otworem $\phi = 4,7$ mm	
	22,24	17,8	15,57	17,8
Δa [mm]				
0,25	18	16	67	35
2,54	39	27	77	78
zniszczenie	54	54	141	130
			82	52
			134	130
			270	213
			100	74
			140	114
			200	203
			237	257
			460	335
			876	632
			308	308
			388	388
			567	567
			249	249
			298	298
			447	447
			113	113
			193	193
			340	340
			247	247
			354	354
			453	453
			193	193
			121	121
			156	156
			209	209
			351	351
			489	489
			288	288
			103	103
			332	332
			297	297
			193	193
			209	209
			351	351
			489	489
			288	288
			103	103
			332	332
			297	297

Próbka z otworem $\phi = 9,5$ mm

Historia naprężeń T/H

Historia naprężeń mod T/H

Historia naprężeń mod T/H + 20L

karbu. Zanotowano także trwarości odpowiadające powstaniu szczeliny o długości $\Delta a = 2,5$ mm.

W przypadku przebiegu obciążeń T/H zastosowano trzy różne wartości obciążeń: $P_{\max} = 22,24$ kN, $P_{\max} = 17,8$ kN oraz $P_{\max} = 15,57$ kN. Odpowiadające im nominalne naprężenia S w dnie karbu obliczone według wzoru (5.1), wynoszą odpowiednio 395 MPa, 314 MPa i 275 MPa:

$$(5.1) \quad S = \frac{2P(2w+a)}{B(w-a)^2}$$

gdzie S oznacza naprężenie nominalne, P siłę, w szerokość próbki mierzoną od punktu zamocowania siły, a głębokość karbu mierzoną od punktu zamocowania siły oraz B grubość próbki. Typy badanych próbek, rodzaje przebiegów obciążeń obciążenia maksymalne oraz wyniki badań podano w tablicy 3. Każdy eksperyment wykonywano na co najmniej dwóch próbkach. W tablicy 3 podano trwałości (liczby bloków) każdej próbki odpowiadające powstaniu szczeliny zmęczeniowej $\Delta a = 0,25$ mm i $\Delta a = 2,5$ mm oraz trwałość całkowitą do zniszczenia. Można zauważyć, że dodanie dwóch przeciążeń $P = 1,6 P_{\max}$ powoduje wydłużenie trwałości zarówno w przypadku przebiegu obciążeń T/H jak i mod T/H . Pierwsze przeciążenie w przebiegu obciążeń $T/H + 20L$ spowodowało około 70% przyrost okresu inicjacji ($\Delta a = 0,25$ mm) w porównaniu z przebiegiem obciążeń T/H . Okres wzrostu szczeliny zmęczeniowej od długości $\Delta a = 0,25$ mm do zniszczenia został natomiast wydłużony w przybliżeniu o 35%.

Podobną tendencję zauważono także w przypadku przebiegu obciążeń mod T/H i mod $T/H + 20L$. Wyeliminowanie obciążeń ściskających spowodowało kilkukrotne wydłużenie obydwóch etapów procesu zniszczenia. Okres inicjacji w próbkach obciążanych według przebiegu obciążeń mod T/H był dłuższy w przybliżeniu o 250% w stosunku do przebiegu obciążeń T/H , okres zaś wzrostu szczeliny zmęczeniowej wydłużony został o 160%. Zmniejszenie współczynnika kształtu α_k , przez dwukrotne zwiększenie średnicy otworu, spowodowało ponad dwukrotne wydłużenie okresu inicjacji w przypadku przebiegu obciążeń T/H i około 30% wydłużenie okresu wzrostu szczeliny. Próbę wyjaśnienia i ilościowego opisu stwierdzonych wyżej efektów podjęto w dalszych częściach niniejszej pracy.

6. OBLICZANIE DŁUGOŚCI OKRESU INICJACJI SZCELINY ZMĘCZENIOWEJ

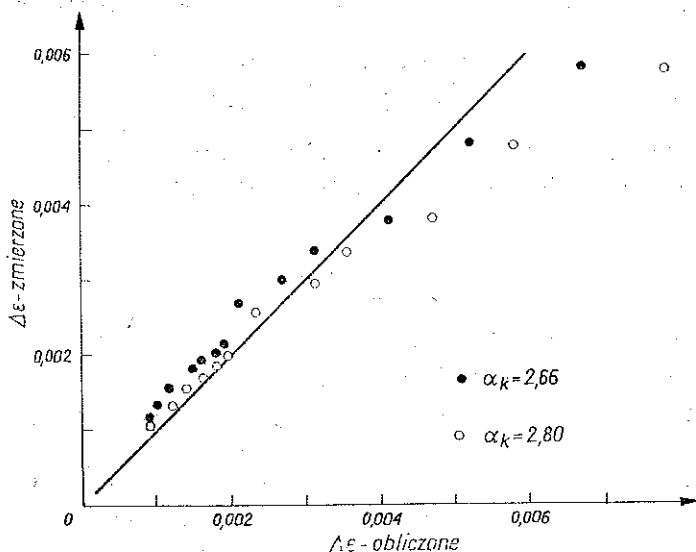
W celu określenia lokalnych odkształceń i naprężeń w dnie karbu potrzebna jest znajomość współczynnika kształtu α_k . Wartości tych współczynników dla badanych próbek wyznaczono przez interpolację wyników opublikowanych przez WILSONA [16] i NEALA [17]. W przypadku próbki z otworem o średnicy $\varnothing = 4,7$ mm współczynnik kształtu wynosił $\alpha_k = 3,65$, w przypadku zaś próbki z otworem $\varnothing = 9,5$ mm otrzymaliśmy $\alpha_k = 2,8$. Odpowiednie współczynniki działania karbu β_k wyliczono ze wzoru (2.3). Stałą materiałową $A = 0,000326$ m, występującą we wzorze

(2.3), obliczono na podstawie empirycznego wzoru (6.1), opartego na wynikach badań podanych przez PETERSONA [7]:

$$(6.1) \quad A = 2,5 \times 10^{-5} \left(\frac{2068}{R_m} \right)^{1,8} \quad \text{dla } R_m \text{ w [MPa],}$$

gdzie R_m oznacza granicę wytrzymałości na rozciąganie. Współczynnik działania karbu dla małego i dużego otworu wynosił odpowiednio $\alpha_k = 3,33$ i $\alpha_k = 2,62$. Lokalne odkształcenia i naprężenia obliczano numerycznie aproksymując cykliczną krzywą odkształcenia za pomocą dziesięciu odcinków prostoliniowych [18].

W przypadku próbki z większym otworem, obciążonej według przebiegu obciążeń T/H z maksymalnym obciążeniem $P_{\max} = 15,57$ kN, dokonano pomiaru lokalnych odkształceń w dnie karbu [19] za pomocą tensometrów elektrooporowych o bazie 0,8 mm. Porównanie obliczonych ($\alpha_k = 2,8$) i zmierzonych przyrostów odkształceń przedstawiono na rys. 6. Widoczne jest, że wzór Neubera (2.2) daje zawyżone oszacowanie odkształceń lokalnych ε . Zadowolające wyniki otrzymano tylko



Rys. 6. Porównanie zmierzonych i obliczonych przyrostów odkształceń lokalnych

dla przyrostów $\Delta\varepsilon \leq 0,0045$. Należy jednak zaznaczyć, że wyższe przyrosty odkształceń występowały stosunkowo rzadko. Dokładniejsze obliczanie odkształceń lokalnych przy założeniu prawdziwości wzoru Neubera wymagałoby stosowania zmiennego współczynnika kształtu α_k . Współczynnik α_k winien być większy w przypadku niższych i mniejszy w przypadku wyższych przyrostów obciążeń ΔP . Dalsze badania tego problemu wskazują jednak na możliwość znacznego poprawienia dokładności obliczeń odkształceń lokalnych bez uciekania się do stosowania zmiennego współczynnika kształtu α [20].

Uszkodzenia zmęczeniowe obliczono dla każdego nawrotu oddzielnie, wykorzystując obliczone przyrosty lokalnych odkształceń $\Delta\varepsilon$ i naprężeń $\Delta\sigma$. Obliczeń dokonywano na podstawie wzoru (6.2), będącego przekształceniem równania (2.5):

$$(6.2) \quad D_i = \frac{\text{Miara uszkodzenia}}{\text{Miara nawrotu}} = \left[\left(\frac{\sigma'_f}{\varepsilon'_f E} \right) \left(\frac{\Delta\varepsilon_{pi}}{\Delta\varepsilon_{ei}} \right) \left(\frac{\sigma'_f}{\sigma'_f - \sigma_{mi}} \right) \right]^{\frac{1}{b-c}}$$

gdzie D_i oznacza miarę uszkodzenia zmęczeniowego spowodowanego nawrotem i , $\Delta\varepsilon_{pi}$ przyrost odkształceń plastycznych nawrotu i , $\Delta\varepsilon_{ei}$ przyrost odkształceń sprężystych nawrotu i oraz σ_{mi} naprężenie średnie nawrotu i .

Wstępne obliczenia wykazały, że w przypadku małych przyrostów odkształceń lokalnych równanie (6.2) daje zaniżone oszacowanie uszkodzeń, co prowadzi do zbyt optymistycznego oszacowania trwałości zmęczeniowej. Wynika to z założenia, że stosunek $\Delta\varepsilon_p/\Delta\varepsilon$ jest jednakowo dobrym parametrem uszkodzenia zmęczeniowego tak przy dużej jak i małej liczbie cykli. Podobne zastrzeżenia, dotyczące równania (6.2), można także znaleźć w pracy FUCHSA i NELSONA [4]. Z tego względu w przypadku amplitud odkształceń $\Delta\varepsilon/2 \leq 0,001$ do obliczania uszkodzenia zmęczeniowego wykorzystywano tylko sprężystą część następującego równania (2.5):

$$(6.3) \quad D_i = \frac{\text{Miara uszkodzenia}}{\text{Miara nawrotu}} = \left[\frac{2(\sigma_f - \sigma_{mi})}{\Delta\varepsilon_i E} \right]^{-1/b}$$

Uszkodzenie zmęczeniowe bloku obciążeń obliczano przez dodanie uszkodzeń pochodzących od wszystkich nawrotów obciążenia w danym bloku:

$$(6.4) \quad D = \sum_{i=1}^m D_i,$$

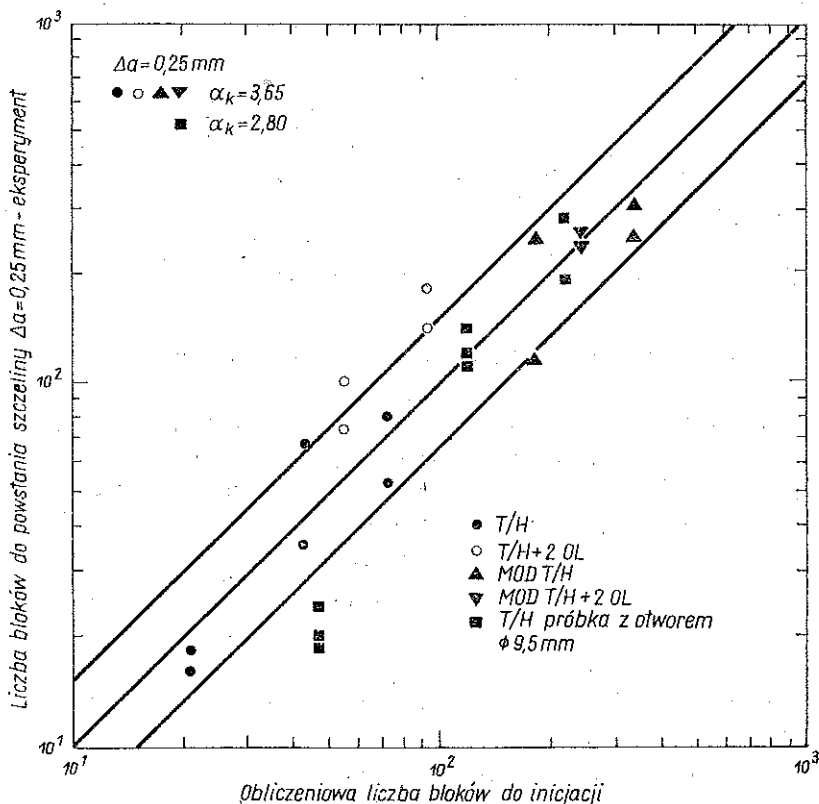
gdzie D oznacza miarę uszkodzenia zmęczeniowego jednego bloku obciążeń oraz m liczbę nawrotów (półcykli) w bloku obciążeń.

Odwrotność wartości D , zgodnie z hipotezą Palmgren-Minera, równa jest liczbie bloków obciążeń potrzebnych do zainicjowania szczeliny zmęczeniowej. Liczby bloków obciążeń potrzebnych do zainicjowania szczeliny zmęczeniowej o długości $\Delta a = 0,25$ mm, zanotowane w trakcie eksperymentów, porównano następnie z wynikami obliczeń. Rezultaty przedstawiono na rys. 7.

Okres inicjacji w niniejszej pracy zdefiniowano jako trwałość do powstania szczeliny zmęczeniowej o długości $\Delta a = 0,25$ mm. W trakcie eksperymentów notowano także trwałości do powstania szczeliny o długości $\Delta a = 2,5$ mm.

Szczelina o długości $\Delta a = 0,25$ mm była najmniejszą, jaką można było wykryć w trakcie eksperymentów. Drugie kryterium zostało zaproponowane przez Society of Automotive Engineers na podstawie szerokiego badania eksperymentalnego. Wielu badaczy uważa, że długość szczeliny Δa , określającej okres inicjacji szczeliny zmęczeniowej, jest mniejsza od 2,5 mm. DOWLING [21] zaproponował, ażeby długość szczeliny zmęczeniowej do inicjacji zdefiniować jako najkrótszą odległość od dna karbu, gdzie nie ma już efektu oddziaływania karbu na prędkość wzrostu

szczeliny zmęczeniowej. W przypadku próbki przedstawionej na rys. 3b wartości Δa wynoszą odpowiednio dla małego i dużego otworu 0,4 mm i 0,8 mm. EL HADDAD [22] zdefiniował długość szczeliny zmęczeniowej Δa do inicjacji jako stałą materiałową, będącą funkcją progowego przyrostu współczynnika intensywności naprężeń ΔK_{th} i amplitudy odkształcenia e_a odpowiadającej granicy zmęczenia materiału. Obliczona na podstawie modelu El Haddada długość szczeliny zmęczeniowej do inicjacji wynosi $\Delta a=0,25$ mm. Autorzy pracy [23] twierdzą natomiast, że długość szczeliny zmęczeniowej definiująca okres jej inicjacji nie jest stałą materiałową i zależy od własności materiału, poziomu obciążeń i parametrów geometrycznych karbu. Obliczona według modelu przedstawionego w pracy [23] długość szczeliny do inicjacji wynosi, zależnie od poziomu obciążenia, $\Delta a=0,25$ mm do $\Delta a=0,5$ mm. Według modelu zaproponowanego przez SMITHA i MILLERA [24] długość szczeliny zmęczeniowej do inicjacji wynosi $\Delta a=0,89$ mm.



Rys. 7. Eksperymentalne i teoretyczne trwałości do powstania szczeliny zmęczeniowej $\Delta a=0,25$ mm

Wymienione modele inicjacji szczeliny zmęczeniowej sugerują, że długość szczeliny zmęczeniowej, definiująca ten etap, wynosi $\Delta a=$ od 0,25 do 0,9 mm. Pomiar długości szczelin zmęczeniowych w gładkich próbkach, wykorzystywanych do określania krzywej odkształcenie-trwałość (rys. 2), wykazały, że $\Delta a=$ od 0,25 do 3 mm.

Z wyników badań przedstawionych na rys. 7 wynika, że przyjęcie jako kryterium inicjacji długości szczeliny zmęczeniowej $\Delta a = 0,25$ mm jest praktycznie możliwym do zaakceptowania. Stosunek przewidywanej długości okresu inicjacji szczeliny zmęczeniowej do długości okresu zanotowanego w eksperymentach w 70% przypadków zawarty był w granicach od 0,66 do 1,5.

W ponad 90% przypadków stosunek ten zawarty był w granicach od 0,5 do 2. Z punktu widzenia opisanej metody, kryterium inicjacji szczeliny zmęczeniowej $\Delta a = 0,25$ mm jest więc uzasadnione.

Zastosowana wyżej metoda obliczania lokalnych odkształceń i naprężeń w dnie karbu oraz sposób obliczania i dodawania uszkodzeń zmęczeniowych — umożliwia także właściwe oszacowanie wpływu przeciążeń na trwałość do inicjacji szczeliny zmęczeniowej. Przeciążenie powoduje zmianę historii lokalnych naprężeń i odkształceń w stosunku do przebiegu obciążeń realizowanego bez uprzedniego przeciążenia. Wynikiem tego jest zmiana lokalnych naprężeń średnich poszczególnych nawrotów naprężenia lokalnego i zmiana wartości ich uszkodzenia zmęczeniowego (por. wzory (6.2) i (6.3)). Przeciążenia rozciągające obniżają lokalne naprężenia średnie σ_m i podwyższają trwałość. Analogiczne przeciążenie ściskające powoduje skrócenie trwałości. W przypadku obliczania trwałości na podstawie zmian naprężeń nominalnych S efekt oddziaływania na siebie poszczególnych obciążeń jest pomijany.

Przyłożenie przeciążenia na początku realizacji przebiegu obciążeń T/H i mod T/H spowodowało prawie dwukrotne wydłużenie trwałości do inicjacji szczeliny zmęczeniowej. Podobną tendencję wykazały wyniki obliczeń.

7. OBLICZANIE DŁUGOŚCI WZROSTU SZCELINY ZMĘCZENIOWEJ

Do obliczania długości okresu wzrostu szczeliny zmęczeniowej wykorzystano wzór Parisa (3.1) oraz model WILLENBORGA [11]. Model Willenborga wykorzystano do obliczania współczynnika opóźnienia C_{rt} występującego we wzorze (3.4). Wymiary stref plastycznych potrzebnych do określenia współczynnika C_{rt} obliczono ze wzoru (7.1), zakładając płaski stan naprężeń:

$$(7.1) \quad r_y = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K}{Re} \right)^2,$$

gdzie r_y oznacza wymiary strefy uplastycznionej przed wierzchołkiem szczeliny, K współczynnik intensywności naprężeń oraz Re granicę plastyczności.

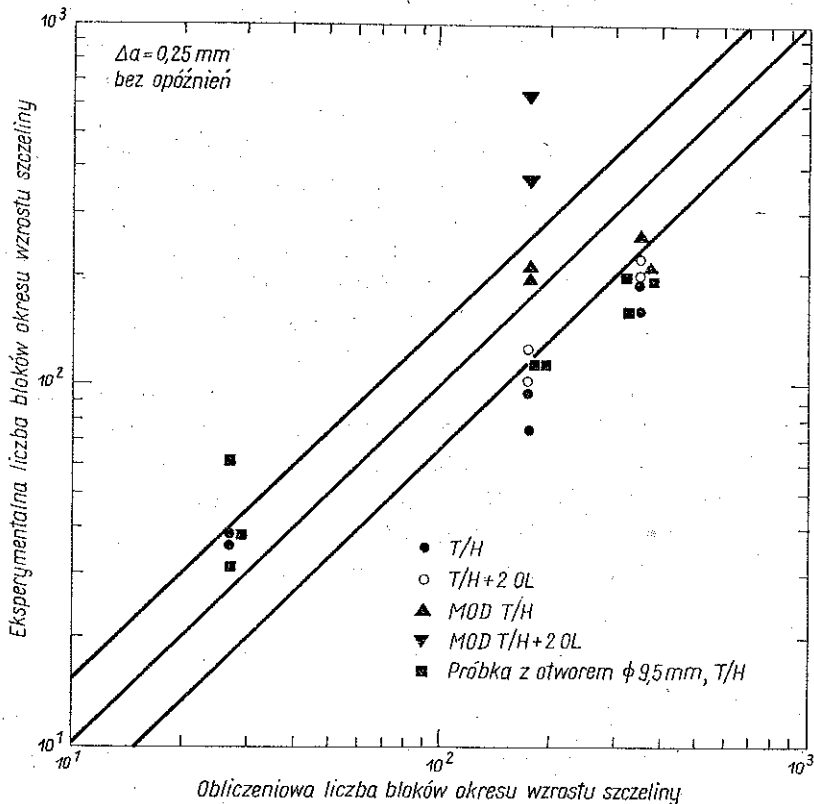
W przypadku szczelin krótkich należy także uwzględnić oddziaływanie karbu na prędkość wzrostu szczeliny zmęczeniowej, które zanika wraz ze wzrostem długości szczeliny. W tym celu wykorzystano model zaproponowany przez JERGEUSA [25]. W pracy tej wykazano, że efekt działania karbu jest równoważny hipotetycznemu wydłużeniu szczeliny rzeczywistej o odcinek c , którego długość oblicza się ze wzoru

$$(7.2) \quad c = a_N \left\{ 1 - \exp \left[-4 \left(1 + \frac{a_N}{b} \right) \frac{\Delta a}{b} \right] \right\},$$

gdzie a_N oznacza głębokość karbu, $a_N=19,5$ mm, a długość szczeliny mierzoną od dna karbu, ρ promień skreću oraz $b=\sqrt{a_N \rho}$. W celu uwzględnienia wpływu karbu na prędkość wzrostu szczelin zmęczeniowych, przyjmowano do obliczeń efektywną długość szczeliny

$$(7.3) \quad a_{ef} = \Delta a + c.$$

Przy dłuższych szczelinach c dąży do zera, gdyż oddziaływanie karbu maleje. W przypadku próbki przedstawionej na rys. 3b c było bliskie zera już przy szczelinie o długości $\Delta a=2$ mm. Fakt ten świadczy o tym, że według modelu Jergesa działanie karbu jest większe w stosunku do wyników DOWLINGA [21] i SMITHA [24]. Ze względu na łatwość obliczeń numerycznych wykorzystano ostatecznie wzór (7.2). Obliczenia prowadzono według metody «cykl po cyklu», tzn obliczano przyrosty szczelin kolejno dla każdego cyklu obciążenia. Opracowano w tym celu odpowiedni program na maszynę cyfrową, działający według tych samych zasad co program opisany w pracy [6]. Całkę ze wzoru Parisa (3.1) obliczono od wartości początkowej $\Delta a=0,25$ mm aż do osiągnięcia przez współczynnik intensywności naprężeń wartości $K_c=77$ MPa $\sqrt{\text{m}}$; wartość ta odpowiadała zniszczeniu próbki.



Rys. 8. Eksperymentalne i teoretyczne długości okresów wzrostu szczelin zmęczeniowych (Obliczenia prowadzono bez uwzględnienia efektów opóźniania)

Długość okresu wzrostu szczeliny zmęczeniowej obliczano z uwzględnieniem i bez uwzględnienia efektów opóźniania wzrostu szczelin zmęczeniowych. Z przeprowadzonej analizy otrzymano, że w przypadku omówionych wyżej czterech przebiegów obciążeń uwzględnienie opóźnień wydłużało przewidywany okres wzrostu szczeliny zmęczeniowej nie więcej aniżeli 20%. Biorąc pod uwagę naturalny rozrzut, jakiemu podlega trwałość zmęczeniowa, uznano, że wpływ opóźnień na trwałość można pominąć.

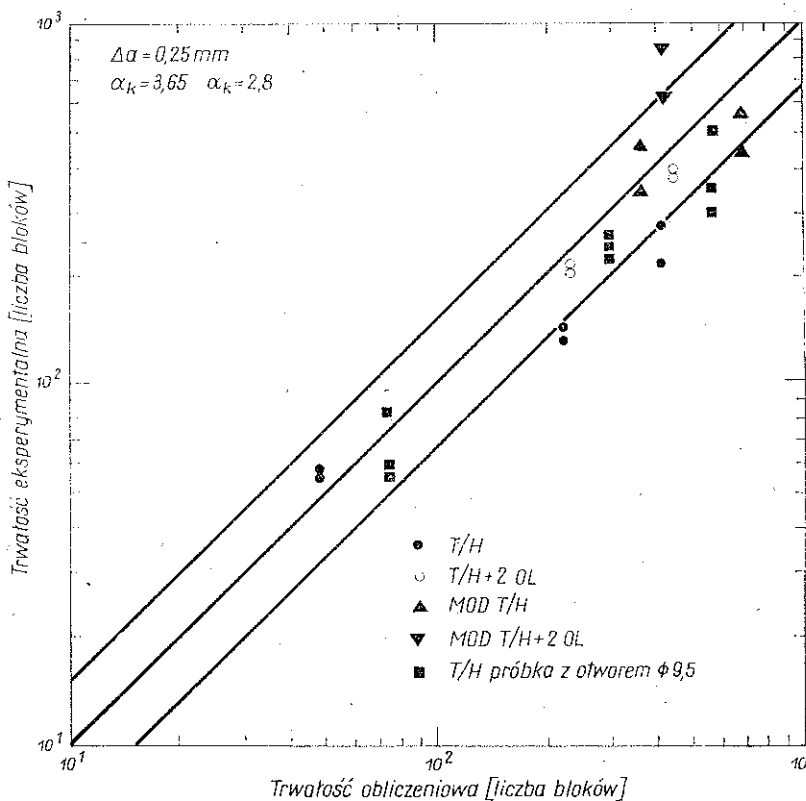
Na rys. 8 przedstawiono porównanie długości eksperymentalnych i teoretycznych okresów wzrostu szczeliny zmęczeniowej obliczonych bez uwzględnienia opóźnień. Należy zauważyć, że nawet w tym przypadku ponad połowa obliczonych trwałości była dłuższa od eksperymentalnych. Istnieje wiele przyczyn powodujących wymienione rozbieżności. Jedną z nich jest naturalny rozrzut prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych. W przypadku przebiegów obciążeń z $P_{\max} = 22,24$ kN niektóre obciążenia powodowały powstanie naprężeń nominalnych S wyższych od granicy plastyczności. Natomiast informacje odnośnie do prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych (w postaci stałych C i n (rys. 4)) zostały uzyskane przy naprężeniach niższych od granicy plastyczności. Zastosowany model Willenborga nie uwzględnia wpływu naprężeń ściskających na wzrost pęknięć zmęczeniowych. Tymczasem eksperymenty (tablica 3) wykazały, że wyeliminowanie naprężeń ściskających spowodowało średnio prawie dwukrotne wydłużenie czasu wzrostu szczelin zmęczeniowych. Wiadomo bowiem, że naprężenia ściskające zmniejszają dodatni wpływ przeciążeń rozciągających [26]. W przypadku przebiegu obciążeń, gdy występują zarówno przeciążenia ściskające jak i rozciągające, efekt opóźnienia wzrostu szczeliny zmęczeniowej może być w znacznym stopniu wyeliminowany. Z tego względu (wykazał to także BARSOM [27]) obliczenie okresu wzrostu szczeliny zmęczeniowej bez uwzględnienia opóźnień daje lepsze rezultaty w niektórych wypadkach aniżeli stosowanie prostych modeli, jak na przykład modelu Willenborga. Nieuwzględnienie opóźnień jest uzasadnione także z praktycznego punktu widzenia, gdyż wiadomo, że obliczeniowa trwałość będzie trwałością zaniżoną.

Wyniki obliczeń dotyczące okresu wzrostu szczeliny zmęczeniowej potwierdzają powyższe wnioski, gdyż około 80% obliczeniowych okresów wzrostu szczelin zmęczeniowych nie różniło się więcej aniżeli 2-krotnie od wyników badań. Bez względu więc na różnice, jakie zanotowano pomiędzy obliczeniami i eksperymentem, można stwierdzić, że efekt opóźniania się wzrostu szczelin zmęczeniowych w przypadku analizowanych przebiegów naprężeń jest stosunkowo mały.

8. OBLICZANIE TRWAŁOŚCI CAŁKOWITEJ

W rozdziale 6 niniejszej pracy wykazano, że zadowalającą zgodność obliczeniowych i eksperymentalnych długości okresów do inicjacji szczeliny zmęczeniowej $\Delta a = 0,25$ mm (rys. 7) otrzymano, wykorzystując teoretyczny współczynnik karbu α_r . Długość obliczonych okresów inicjacji dodano następnie do odpowiednich obliczeniowych okresów wzrostu szczelin zmęczeniowych (rys. 8). Otrzymane w ten

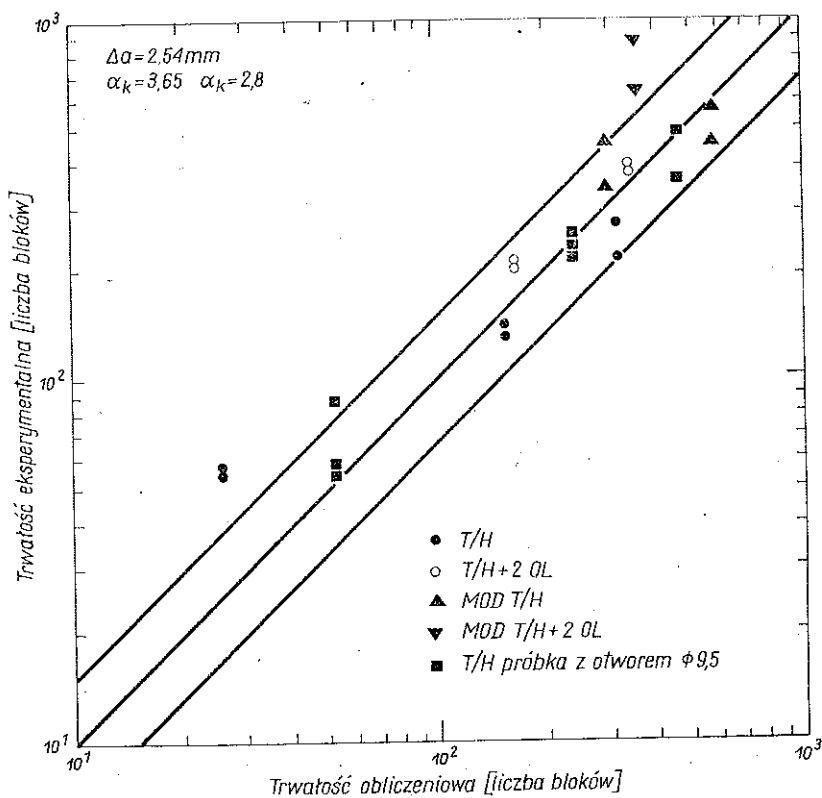
sposób całkowite obliczeniowe trwałości zmęczeniowe porównano z odpowiednimi trwałościami uzyskanymi eksperymentalnie (rys. 9). Analogiczne obliczenia trwałości całkowitej przeprowadzono także, przyjmując jako kryterium inicjacji szczeliny zmęczeniową o długości $\Delta a=2,5$ mm. Wyniki obliczeń i ich porównanie z rezultatami badań przedstawiono na rys. 10. Analiza wyników przedstawionych na rys. 9 i rys. 10 wykazuje, że w przypadku obydwóch kryteriów inicjacji szczeliny zmęczeniowej otrzymano jakościowo podobne rezultaty. W przypadku kryterium $\Delta a=0,25$ mm otrzymano częściowo zawyżone trwałości teoretyczne, a w przypadku kryterium $\Delta a=2,5$ mm wiele trwałości obliczeniowych było krótszych od trwałości eksperymentalnych.



Rys. 9. Porównanie teoretycznych i eksperymentalnych całkowitych trwałości zmęczeniowych dla $\Delta a=0,25$ mm

Jednak zarówno przy $\Delta a=0,25$ mm jak i $\Delta a=2,5$ mm stosunki odpowiadających sobie trwałości teoretycznych i eksperymentalnych w 70% mieściły się w przedziale $[0,66; 1,5]$. Wynika z powyższego, że z punktu widzenia całkowitej trwałości zmęczeniowej problem ścisłego zdefiniowania okresu inicjacji szczeliny zmęczeniowej nie jest warunkiem determinującym istotnie trwałość obliczeń. Przyjęcie bowiem dowolnej długości szczeliny do inicjacji w przedziale od $\Delta a=0,25$ do 2,5 mm nie zmieni w sposób zasadniczy wyników obliczeń. Z tego względu, dopóki nie zostanie

sformułowana ścisła definicja inicjacji szczeliny zmęczeniowej, przyjęcie jako kryterium inicjacji szczeliny o długości od $\Delta a=0,25$ do 2,5 mm wydaje się być praktycznie uzasadnione. Dalszego ulepszenia wymaga jednak metoda obliczania prędkości wzrostu szczelin zmęczeniowych przy złożonych przebiegach naprężeń. Szczególnie ważne wydaje się być zagadnienie wzrostu krótkich szczelin w otoczeniu wierzchołka karbu oraz wpływ naprężeń ściskających. Należy także zaznaczyć, że przy przewidywaniu okresu inicjacji szczeliny zmęczeniowej w dnie karbu można oprzeć się na wynikach badań materiałowych przeprowadzonych w warunkach jednoosiowego stanu naprężenia. W karbie, jak wiadomo, panuje co najmniej dwuosiowy stan naprężeń. Poszczególne składowe naprężenia zależne są między innymi od grubości analizowanego elementu.



Rys. 10. Porównanie całkowitych teoretycznych i eksperymentalnych trwałości zmęczeniowych dla $\Delta a=2,5$ mm.

Zastosowanie omówionej metody do próbek przedstawionych na rys. 3 było uzasadnione małą grubością próbek. Natomiast uogólnienie tej metody na wieloosiowe stany naprężeń wymaga analizy procesu zmęczenia w złożonym stanie naprężenia. Jednak nawet przy aktualnym stanie rozwoju opisana metoda może być stosowana do rozwiązywania bardzo wielu zagadnień praktycznych.

9. WNIOSKI

W pracy wykazano możliwość zastosowania dwuetapowej analizy procesu zmęczenia do obliczania trwałości zmęczeniowej elementów maszyn.

Wykazano, że trafność przewidywania okresu inicjacji szczeliny zmęczeniowej w znacznym stopniu zależy od dokładności obliczania lokalnych odkształceń i naprężeń oraz przyjęto kryterium zniszczenia zmęczeniowego. Stosowany najczęściej wzór Neubera daje zawyżone oszacowania lokalnych odkształceń przy wyższych obciążeniach.

Najlepszą zgodność pomiędzy odkształceniami obliczonymi i zmierzonymi otrzymano wtedy, gdy przyrosty odkształceń lokalnych nie przekraczały wartości $\Delta\varepsilon=0,0045$.

Obliczenia trwałościowe przeprowadzono dla dwóch umownie przyjętych kryteriów inicjacji szczeliny zmęczeniowej $\Delta a=0,25$ mm i $\Delta a=2,5$ mm. Dokładność obliczeń okresów inicjacji szczeliny zmęczeniowej znacznie poprawiono, gdy w przypadku przyrostów odkształceń lokalnych $\Delta\varepsilon < 0,002$ wykorzystano do obliczenia uszkodzenia zmęczeniowego tylko odkształcenia sprężyste (6.3). Zastosowana metoda obliczania lokalnych odkształceń i naprężeń oraz uszkodzeń zmęczeniowych umożliwia ilościowe określenie wpływu kolejności występowania obciążeń na wartość uszkodzenia zmęczeniowego. Możliwe więc staje się określenie wpływu historii obciążenia na kumulację uszkodzeń zmęczeniowych na etapie inicjacji szczeliny zmęczeniowej. Opracowano także program na maszynę cyfrową obliczający lokalne odkształcenia i naprężenia, uszkodzenia zmęczeniowe i trwałość.

Analiza wzrostu szczelin zmęczeniowych wykazała, że efekt opóźniania się ich wzrostu w przypadku opisanych wyżej przebiegów naprężeń nie był tak znaczny jak np. w przypadku pojedynczych lub rzadko występujących przeciążeń rozciągających. W wielu przypadkach obliczone długości okresów wzrostu szczeliny zmęczeniowej (bez uwzględnienia efektu opóźnienia) były dłuższe od zanotowanych w eksperymentach. Mogło to być spowodowane znacznym uplastycznieniem materiału w otoczeniu karbu i niedokładnym oszacowaniem wpływu karbu na prędkość wzrostu szczeliny zmęczeniowej.

Wykazano, że obydwa opisane wyżej kryteria inicjacji szczeliny zmęczeniowej są uzasadnione z punktu widzenia zgodności trwałości obliczeniowych z eksperymentalnymi. Programy służące do obliczania długości okresu inicjacji szczeliny zmęczeniowej, jak i późniejszego jej wzrostu, umożliwiają przeprowadzenie obliczeń dla dowolnych przebiegów obciążeń.

LITERATURA CYTOWANA W TEKŚCIE

1. T. H. TOPPER, B. I. SANDOR, JO DEAN MORROW, *Cumulative fatigue damage under cyclic strain control*, J. Mater., 4, 1, 1969.
2. T. H. TOPPER, R. M. WETZEL, JO DEAN MORROW, *Neuber's rule applied to fatigue of notched specimens*, J. M. ter., 4, 1, 1969.
3. R. W. LANDGRAF, F. D. RICHARDS, N. R. LAPOINTE, *Fatigue life predictions for a notched member under complex load histories*, Soc. Automot. Eng., 750040, 1975.

4. D. V. NELSON, H. O. FUCHS, *Predictions of cumulative fatigue damage using condensed load histories*, Soc. Automot. Eng., 750045, 1975.
5. P. C. PARIS, *The fracture mechanics approach to fatigue*, Proceedings of the 10th Sagamore Conference, Syracuse University Press, 1963.
6. G. GLINKA, J. ŁUBOWICZ, *Numeryczne obliczanie trwałości połączeń sprawnych*, Przegl. Mech., 17, 1976.
7. R. E. PETERSON, *Analytical approach to stress concentration effect in fatigue of aircraft materials*, Proceedings of the Symposium on fatigue of aircraft structures, USA, 1958.
8. G. GLINKA, *Określenie prędkości wzrostu pęknięć zmęczeniowych*, Przegl. Mech., 10, 1976.
9. G. GLINKA, W. SOBCZYKIEWICZ, *Badania prędkości rozwoju pęknięć zmęczeniowych w elementach ze stali o podwyższonej wytrzymałości w warunkach normatywnych widm naprężeń*, Arch. Bud. M sz., 25, 2, 1978.
10. S. KOCANĀDA, *Zmęczeniowe niszczenie metali*, WNT, Warszawa 1978.
11. J. D. WILLENBORG, R. M. ENGLE, M. A. WOOD, *A crack growth retardation model using an effective stress concept*, Report AFFDL-TM-FBR-71-1, Air Force Flight Dynamic Laboratory, Wright Peterson Air Force Base, Ohio, January 1971.
12. J. SCHIJVE, *Prediction methods for fatigue crack growth in aircraft materials*, 12-th National Symposium on Fracture Mechanics, ASTM, May 1979.
13. G. GLINKA, *Oddziaływanie formy widma obciążeń na prędkość propagacji pęknięcia zmęczeniowego w spawalnych stalach konstrukcyjnych o wysokiej wytrzymałości i ich połączeniach spawalnych*, Praca doktorska, Politechnika Warszawska, 1976.
14. *ASTM Designation: E 606-77T, Tentative recommended practice for constant-amplitude low-cycle fatigue testing*, Amer. Soc. for Test. and Mater., 1977.
15. L. TUCKER, S. BUSSA, *The SAE cumulative fatigue damage test program*, SAE 750038, Soc. Automot. Eng., 1975.
16. W. K. WILSON, *Elastic-plastic analysis of blunt notched CT specimens and applications*, J. Pres. Ves. and Technol., ASME, 96, 4, 1974.
17. S. NEAL, L. W. ZACHORY, C. P. BURGER, *Three-dimensional stress analysis of the SAE keyhole fatigue specimen*, SAE 780104, Soc. Automot. Eng., 1978.
18. R. M. WETZEL, *A method of fatigue damage analysis*, Scientific research staff report SR 71-107, Ford Motor Company, Dearborn, September 1971.
19. G. MAURITZON, *John Deere Dubuque works*, Dubuque, Iowa (Wyniki badań nie opublikowane).
20. K. MOLSKI, G. GLINKA, *Określanie lokalnych odkształceń i naprężeń w dnie karbu przy obciążeniach cyklicznie zmiennych*, Arch. Bud. Masz. [praca w druku].
21. N. E. DOWLING, *Fatigue at notches and the local strain and fracture mechanics approaches*, Fracture Mechanics, ASTM STP 677, Amer. Soc. for Test. and Mater., 1979.
22. M. H. EL HADDAD, K. N. SMITH, T. H. TOPPER, *A strain based intensity factor solution for short fatigue cracks initiating from notches*, Ibid.
23. D. F. SOCIE, J. MORROW, W. C. CHEN, *A procedure for estimating the total fatigue life of notched and cracked members*, Eng. Fract. Mech., 4, 1979.
24. R. A. SMITH, K. J. MILLER, *Fatigue cracks at notches*, Internat. J. of Mech. Sc., 19, 1, 1977.
25. H. A. JERGEUS, *A simple formula for the stress intensity factors of crack in side notches*, Internat. J. of Fract., 14, 4, 1978.
25. R. I. STEPHENS, *Wpływ przeciężeń na wzrost szczelin zmęczeniowych*, Mech. Teoret. Stos., 16, 2, 1978.
27. J. M. BARSOM, *Fatigue-crack growth under variable amplitude loading in ASTM A514-B steel* Progress in Flaw Growth and Fracture Toughness Testing, ASTM STP 536, 1973.

Резюме

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ МАШИН В УСЛОВИЯХ
ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ НАГРУЗОК

Представлен метод определения усталостной прочности, опирающийся на принципы низкоциклической усталости и механики разрушения. Проанализированы два условно принятых критерия инициирования усталостных щелей, используя результаты экспериментальных и теоретических исследований. Исследования проведены на образцах из стали АЕ 0030. Применены т. наз. компактные образцы с отверстиями о двух разных диаметрах. В исследованиях применены четыре истории нагрузок образованные на основе истории, предложенной Society of Automotive Engineers и называемой историей нагрузки привода (transmission history). Результаты исследований показали, что принятие за критерий инициирования возникновения щели длиной $\Delta a = 0,25$ мм практически обосновано. Показано при этом, что точное определение длины усталостной щели к инициированию не является проблемой первостепенного значения при определении полной усталостной прочности. Также запаздывание роста усталостных щелей не являлось так существенным, как в случае других историй нагрузок обсуждаемых в литературе. Показано также, что правильное описание роста коротких усталостных щелей в окрестностях вершины нарезки может улучшить точность теоретических предсказаний. При актуальном состоянии знаний предсказываемые усталостные прочности в большинстве не отличались от экспериментальных результатов больше чем в два раза.

SUMMARY

FATIGUE LIFE PREDICTION OF MACHINE ELEMENTS UNDER SERVICE LOADING

A method of fatigue life prediction based upon low cycle fatigue and fracture mechanics concepts is presented. Two arbitrary crack initiation criteria were analyzed regarding experimental results with SAE 0030 cast steel and theoretical solutions proposed by other authors. Four different load histories based upon the SAE transmission history using a keyhole compact specimen with two different notch diameters were analyzed. The results showed that the criterion $\Delta a = 0,25$ mm for crack initiation is very practical. However, the exact value of crack length at initiation is not of the primary importance in total fatigue life calculations. Similarly, fatigue crack growth retardation is not so important as that found with other spectra discussed in the literature. It was found that proper modeling of fatigue crack growth near notches can improve fatigue life prediction. At the present state of knowledge it was possible to predict the total life with the accuracy up to the factor of 2.

POLITECHNIKA WARSZAWSKA
INSTYTUT MASZYN ROBOCZYCH CIĘŻKICH
MATERIALS ENGINEERING DIVISION
THE UNIVERSITY OF IOWA, USA.

Praca została złożona w Redakcji dnia 15 października 1980 r.